

# 橋梁用天然ゴム支承の性能劣化特性に関する研究

伊藤義人<sup>1</sup>・佐藤和也<sup>2</sup>・顧浩声<sup>2</sup>・山本吉久<sup>3</sup>

<sup>1</sup>フェロー会員 工博 名古屋大学大学院教授 工学研究科社会基盤工学専攻  
(〒464-8603 名古屋市千種区不老町)  
E-mail: itoh@nul.nagoya-u.ac.jp

<sup>2</sup>学生会員 工修 名古屋大学大学院 工学研究科土木工学専攻 (〒464-8603 名古屋市千種区不老町)  
E-mail: h035108m@mbox.nagoya-u.ac.jp, hausn@civil.nagoya-u.ac.jp

<sup>3</sup>正会員 東海ゴム工業株式会社 免震デバイス事業室 (〒485-8550 愛知県小牧市東三丁目1番地)  
E-mail: yoshihisa.yamamoto@tri.tokai.co.jp

ゴム支承の長期的な性能劣化の予測手法は未だ確立されていない。現行の設計ではゴム支承の長期的な性能劣化は考慮されていない。本研究は、橋梁支承用天然ゴムの熱酸化劣化特性を基に、橋梁建設の任意の環境下での橋梁用天然ゴム支承の長期的な性能劣化を予測する手法を構築し、性能劣化の温度、時間およびゴム支承のサイズとの関係を明らかにした。また、天然ゴム支承の等価水平剛性の劣化特性を推定できる簡便な算定式を提案し、設計への適用を示した。

**Key Words:** natural rubber bearing, heat oxidation deterioration, performance change

## 1. はじめに

反力分散支承に用いられる橋梁用天然ゴム支承は、地震時の慣性力を複数の橋脚に分散させる働きを持っている<sup>1)</sup>。また、免震支承としても橋梁用鉛入り天然ゴム支承は用いられている。天然ゴム支承の水平剛性などの設定は設計時に重要となる。

しかし、天然ゴム支承の性能は供用期間と共に変化することが知られており、特に水平剛性は増加することが明らかにされている<sup>2)</sup>。天然ゴム支承をはじめ、ゴム支承の長期的な耐久性能が重要視されているものの<sup>3)</sup>、それを体系的に扱った研究は少ない。

そこで、著者ら<sup>4)</sup>は、まず橋梁支承用天然ゴム(Natural Rubber, 以下NRと略す)を対象に、種々の環境条件の中で、熱酸化劣化が天然ゴム支承に最も大きな影響を与えることを明らかにした。そして、加熱促進劣化実験によりNR材料の熱酸化劣化特性を調べた。得られた実験結果を基に、NR支承内部に進行する熱酸化劣化の影響を考慮した劣化予測手法を考案した。この劣化予測手法を用いて、イギリスのPelham橋から回収されたNR支承の内部物性分布<sup>5)</sup>との比較を行い、劣化予測の妥当性を確認した。

しかしながら、これまでの研究ではゴム支承全体の性能劣化を予測するには至っておらず、ゴム支承の性能劣化と温度、時間およびゴム支承のサイズとの関係は明らかにされていない。

本研究は、NR支承の長期劣化特性を明らかにし、NR支承の性能劣化を考慮した設計法を考案することを目的とした。まず、橋梁用天然ゴム材料の劣化予測とFEM解析を用い、NR支承の性能劣化を予測する手法を考案した。この性能劣化予測を基に、NR支承の性能劣化の温度、時間およびゴム支承のサイズとの関係を明らかにした。さらに、劣化したNR支承の等価水平剛性を推定できる簡便な算定式を提案した。最後に、劣化したNR支承を有する鋼製橋脚の動的応答解析への適用方法を示した。

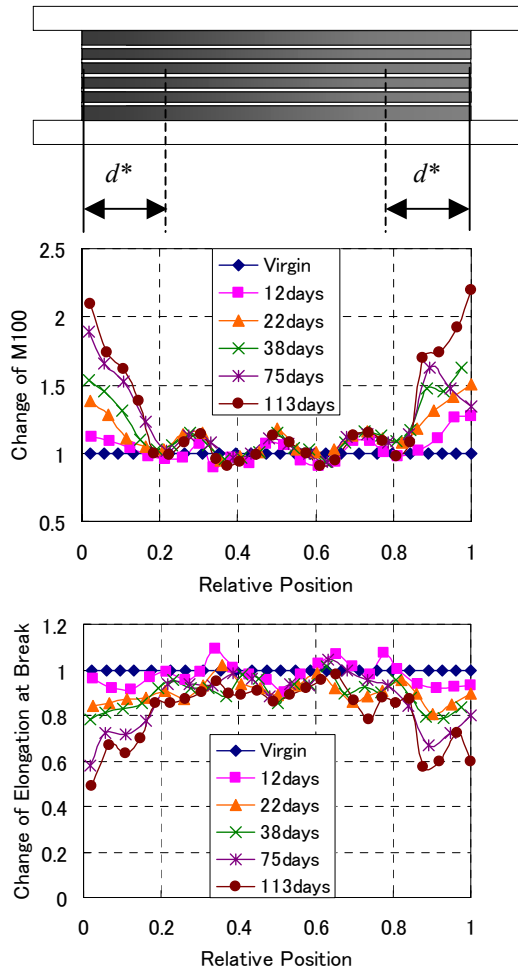
## 2. 劣化したNR支承の性能劣化予測

### (1) NRの劣化予測

まず、本研究は橋梁支承用天然ゴム材料の表面から内部にいたる熱酸化劣化特性を明らかにするため、厚肉のNRブロック供試体(220×150×50mm)を用いた加熱促進劣化実験を行った<sup>6)</sup>。設定した実験温度および

表-1 実験条件

材料	実験温度 [°C]	実験時間 [days]
NR	60	31, 60, 100, 200, 300
	70	12, 22, 38, 75, 113
	80	4, 8, 14, 28, 42



M100: ひずみ 100%に相当する公称応力

図-1 NR の M100 および破断伸びプロファイル(70℃実験条件)

び実験時間は表-1 のようである。劣化後のブロックを厚さ約 2mm 毎にスライスし、4 本の JIS 3 号ダンベル試験片を採取し、単軸引張破断試験を実施した<sup>7)</sup>。試験から得られた応力-ひずみ曲線から特定の物性値を求め、ゴム材料のひずみ 25%~500%程度までに相当するひずみエネルギーU25~U500 や破断伸びなどの物性変化の NR ブロック内部分布を調べた。ブロックの M100 プロファイル<sup>8)</sup>と破断のびプロファイルは、図-1 に示すように描ける。M100 はひずみ 100%に相当する公称応力である。図-1 の縦軸は NR 材料物性の初期値を 1 とした相対変化を表し、横軸は NR ブロック内部の位置を示す。ブロック表面近傍の物性が最も大きく変化するが、表面からブロック内部に進むにつれ徐々に変化量が少なくなり、ある深さ(クリティカル深さ)までしか劣化が進行しないことが分かった。クリティカル深さは、実験時間の早い段階で決まり、時間の経過に伴って大きくなる傾向はほとんど見られなかった。ただし、このクリティカル深さは実験温度による

違いは見られた。村松・西川<sup>9)</sup>はクリティカル深さと温度の関係が式(1)で表れることを見出した。また、免震用天然ゴム支承の材料を使って、文献 6)で著者らがこの関係を明らかにしている。

$$d^* = \alpha \exp\left(\frac{\beta}{T}\right) \quad (1)$$

ここに、 $d^*$ はクリティカル深さを、 $T$  は絶対温度をそれぞれ示す。また、 $\alpha$  と  $\beta$  は実験結果から定まる定数である。本研究では、 $\alpha=8.0 \times 10^4 \text{mm}$ 、 $\beta=3.3 \times 10^3 \text{K}$  の値を用いる<sup>6)</sup>。

また、著者ら<sup>6)</sup>は、ブロック表面のひずみ 25%~500%程度までに相当するひずみエネルギーU25~U500 や破断伸びなどの物性変化は、劣化実験時間の平方根に比例して変化することを明らかにしている。この物性変化にはひずみ依存性が見られ、3次曲線を当てはめることができた。

$$\Delta U_s = k_s \sqrt{t} \quad (2)$$

$$k_s = a_1 \varepsilon^3 + a_2 \varepsilon^2 + a_3 \varepsilon + a_4 \quad (3)$$

ここに、 $\Delta U_s$ はブロック表面の物性変化を、 $t$ は劣化実験時間を表す。 $k_s$  は回帰直線の傾きを示し、 $\varepsilon$ は公称引張ひずみであり、 $a_1 \sim a_4$  は回帰分析から求まる定数である。60℃実験条件でひずみエネルギーにおいては、 $a_1=0.0005$ 、 $a_2=-0.0042$ 、 $a_3=0.0082$ 、 $a_4=0.0096$  である。

さらに、NR ブロック表面の物性変化を用いて、ブロック表面からクリティカル深さまでの範囲を2次の多項式で近似すると、任意ひずみまでのひずみエネルギーU や破断伸びなどの物性プロファイルを表すことができる簡便な数式モデルは次の式が導かれる<sup>6)</sup>。

$$\frac{U(t)}{U_0} = 1 + w \Delta U_s \quad (4)$$

ここに、 $U(t)$ と  $U_0$ は、それぞれ時刻  $t$ における物性とその初期値である。 $w$  は、位置  $x$ 、クリティカル深さ  $d^*$ およびブロック厚さ  $l$ の関数であり、以下のように表される。

$$w = \begin{cases} \left(\frac{x-d^*}{d^*}\right)^2 & (0 \leq x \leq d^*) \\ 0 & (d^* \leq x \leq l-d^*) \\ \left(\frac{x-(l-d^*)}{d^*}\right)^2 & (l-d^* \leq x \leq l) \end{cases} \quad (5)$$

(2) 劣化した NR 支承の FEM モデル化

劣化予測により、劣化した支承内部のあらゆる位置

での応力-ひずみ曲線が得られる。この応力-ひずみ曲線を FEM 解析の各要素の材料特性の定義に用い、劣化したゴム材料特性を解析に反映させた。

a) 構成則

吉田ら<sup>10,11)</sup>は、ゴム材料の幾何学的非線形性と材料非線形性を再現できる構成則を考案した。この構成則は、超弾性体と弾塑性体を並列に組み合わせ前者で応力の進展方向を、後方でエネルギー吸収性能を再現するモデルである。共通するひずみ場において、各構成則から得られる Cauchy 応力テンソルの和が、モデルの Cauchy 応力テンソルとなるものとする。本研究では、吉田ら<sup>10,11)</sup>の構成則を参考にし、その構成則を汎用解析プログラム ABAQUS<sup>12)</sup>のユーザーサブルーチンに組み込むことで、劣化した NR 支承の圧縮せん断特性を求めた。ただし、劣化予測から得られる応力-ひずみ曲線は単軸引張変形場に限られることから、ひずみエネルギー密度関数は次式の Yeoh モデル<sup>12), 13), 14)</sup>を用いた。

(超弾性部)

$$U = C_{10}(\bar{I}_C - 3) + C_{20}(\bar{I}_C - 3)^2 + C_{30}(\bar{I}_C - 3)^3 + \frac{\chi}{2}(J - 1)^2 \tag{6}$$

(弾塑性部)

$$W = D_{10}(\bar{I}_C - 3) + D_{20}(\bar{I}_C - 3)^2 + D_{30}(\bar{I}_C - 3)^3 \tag{7}$$

ここに、 $U$ と $W$ は、それぞれ超弾性部と弾塑性部のひずみエネルギー密度関数を示し、 $\bar{I}_C$ は右 Cauchy-Green ひずみテンソル  $\mathbf{C}$  の第 1 低減不変量を表す。 $J$ は、変形勾配テンソル  $\mathbf{F}$  を用いて  $J = \det \mathbf{F}$  と表される。また、 $C_{10}$ 、 $C_{20}$ 、 $C_{30}$ 、 $\chi$ 、 $D_{10}$ 、 $D_{20}$  および  $D_{30}$  は材料定数である。体積弾性係数  $\kappa$  と式(6)の  $\chi$  との間に  $\kappa = 4\chi$  の関係が成立する<sup>10)</sup>。ゴム材料では、せん断弾性率  $G$  は通常 1.0MPa 程度であるのに対して、体積弾性率  $\kappa$  は  $2.0 \times$

$10^3$ MPa 程度で両者に大きな差があるので、ポアソン比  $\nu$  は 0.5 に極めて近い<sup>1)</sup>。

Yeoh モデルは、単軸引張試験のみによって材料定数がある程度再現できる性質を持っている<sup>12), 13)</sup>。ただし、ゴム材料の体積弾性率に関連する定数  $\chi$  は、応力-ひずみ曲線からは同定することができないため、劣化前後で  $\chi = 5.0 \times 10^2$ MPa (体積弾性率  $\kappa = 2.0 \times 10^3$ MPa) で一定と仮定した。

b) 材料定数の同定

劣化前後のゴム材料特性の違いは、構成則に含まれる材料定数の値で反映させるため、単軸引張試験から得られた応力-ひずみ曲線から材料定数を同定するプロセスは重要である。本研究では、構成則に含まれる材料定数は、次式に示す  $E$  が十分小さくなるように、シンプレックス交叉による実数値を用いた遺伝的アルゴリズム(GA)を用いて同定した<sup>10), 15), 16)</sup>。

$$E = \int |T_e - T_m| |\dot{\lambda}| dt \tag{8}$$

ここに、 $T_e$  と  $T_m$  は、それぞれ劣化予測で得られる Cauchy 応力と上記の Yeoh モデルから計算される

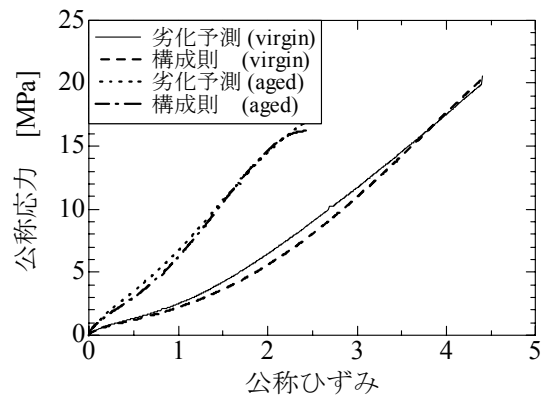
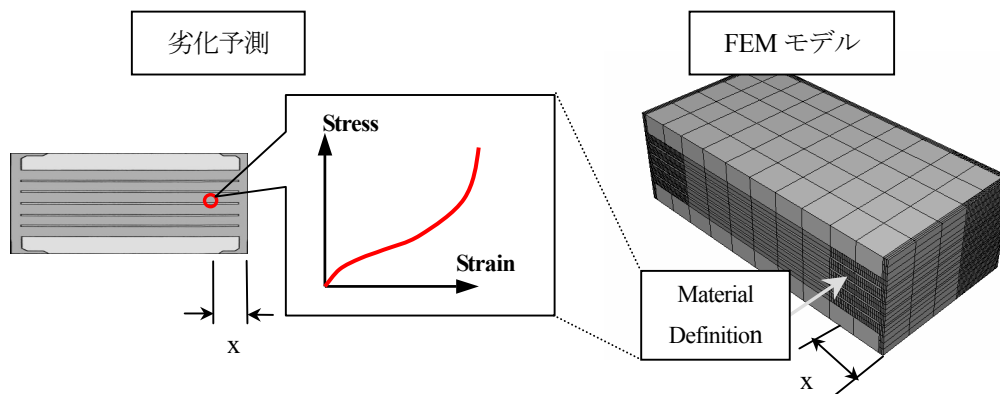


図-2 劣化予測による公称応力-公称ひずみ曲線と構成則によるものとの比較



\*1/2 サイズのみを示している。

図-3 劣化したゴム支承の FEM モデル作成フロー

Cauchy 応力を示す。また、 $\lambda$ は伸長率を表し、公称引張ひずみ  $\epsilon$ を用いて  $\lambda=1+\epsilon$ と定義される。

図-2 に、劣化予測から得られた公称応力-公称ひずみ曲線と材料定数を同定した構成則モデルにより推定されたものとの比較を示す。図-2 より、劣化予測からの応力-ひずみ曲線と構成則により求めたものが良く一致していることが分かる。

### c) FEM モデルの作成

図-3 に、劣化したゴム支承の FEM モデルを作成する流れを示す。図-3 より、劣化予測によって得られた任意の位置  $x$  の応力-ひずみ曲線から、構成則に含まれる材料定数を同定し、材料パラメータとして FEM モデルにおいて対応する位置の要素に入力する。そこで、表面から 120mm の範囲の要素を 10 分割し、支承表面からクリティカル深さまでの領域における材料特性の変化を考慮した。なお、表面からの深さ 120mm は日本国内で想定されるクリティカル深さの最大値であり、年平均気温 5°C をもとに式(1)から求めた<sup>17)</sup>。すなわち、気温が低い程、クリティカル深さが大きくなる特性を考慮したことになる。

次に、上記の細分化領域のメッシュ分割数について検討した。25°C で 50 年経過後の 600mm 四方の NR ゴム支承を対象に、メッシュ分割数が解析結果に与える影響を調べた。メッシュ分割数は、表面から内部に向かって 5, 10, 20 分割の 3 ケースを検討した。600mm 四方のゴム支承の設計仕様や解析条件は表-6 と図-8 に示す。解析結果から得られた等価水平剛性のメッシュ分割数との関係を図-4 に示す。図-4 により、等価水平剛性はメッシュ分割と共に増加する傾向にあることが分かる。しかし、分割数 10 から 20 にかけてはほぼ一定となっていることから、10 分割程度で十分対応できることが確認された。

### (3) 性能劣化予測の妥当性の検討

性能劣化予測の妥当性を検討するために、Pelham 橋の NR 支承の圧縮せん断試験結果<sup>5)</sup>と FEM 解析結果と

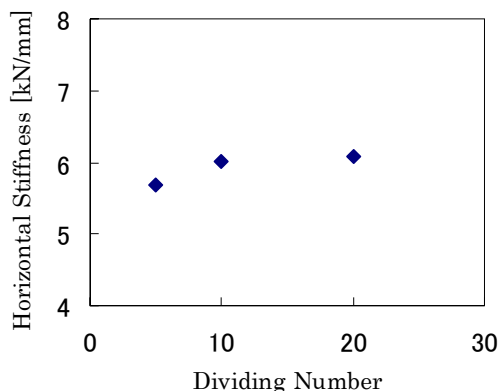


図-4 メッシュ分割数が解析結果に与える影響

の比較を行った。Pelham 橋はイギリスの Lincoln 市の道路橋である。橋げたの湿度膨張を吸収するために用いられている積層ゴムは 1957 年に製造された。ゴム部は 613×410mm の長方形断面を有しており、5 層×厚さ 18.4mm のゴム層と、上下端にある厚さ 6.4mm の薄いゴム層とからなる。

設計仕様を表-2 に示す。積層ゴムの厚さ 6.4mm の上下のゴム層を取り除いた後、新たに製作したフランシスプレートを取付け、鉛直剛性、および水平剛性が調べられた。文献 5) に示された鉛直剛性試験では  $1.96 \times 10^6$  N の軸力まで載荷し、水平剛性試験では  $5.88 \times 10^5$  N の軸力をかけた状態で、変位振幅  $\pm 2.8$  cm ( $\gamma = \pm 30\%$ ) で載荷されているので、同じ条件で解析を行った。図-5 と図-6 に示す鉛直剛性試験と水平剛性試験条件に従って、FEM モデルを作成し解析条件を設定した。

表-3 に、作成した FEM モデルの諸元を示す。また、Pelham 橋の環境条件に従って劣化予測を行い、得られた応力-ひずみ曲線から材料定数が表-4 のように同定された。初期降伏応力  $\sigma_0$  とパラメータ  $N$  は吉田ら<sup>10), 11)</sup>の構成則に含まれる材料定数である。圧縮変位と圧縮せん断の FEM 解析から荷重-変位曲線と水平履歴曲線を求め、そこから鉛直剛性と水平剛性<sup>1)</sup>を算出し実測データと比較した。

図-7 に、FEM 解析から得られた Pelham 橋の NR 支承の初期と 38 年後の圧縮せん断履歴曲線を示す。表-5 に、鉛直剛性と水平剛性の初期値からの変動を、実測と解析それぞれについて示す。まず、解析の結果と実測の結果と比べ、誤差は 5% 程度であり、FEM 解析の妥当性が確認された。等価水平剛性について、実測では +9%、解析では +8.0% と、実用上十分な精度で性能劣化が予測されていることが分かる。

## 3. NR 支承の性能劣化の温度、時間および支承サイズとの関係

2. で示した NR 支承の性能劣化予測により、NR 支承の性能劣化の温度、時間およびゴム支承のサイズとの関係を明らかにする。以下に、劣化条件、FEM モデル、解析条件および解析結果を示す。

### (1) 劣化条件

劣化条件として温度と時間を以下のように定めた。

温度：5, 10, 15, 20, 25 [°C]

時間：20, 40, 60, 80, 100 [年]

設定した温度は、日本国内の主要地域の年平均気温を参考に設定したものであり、北は釧路(5.4°C)、南は那覇(24°C)までカバーしている<sup>17)</sup>。



表-2 回収された NR 支承の設計仕様

環境条件	設置場所：Lincoln 年平均気温：9.2 [°C]	
使用年数	38 年 (1957 年～1995 年)	
積層ゴムの 設計仕様	項目	設計仕様
	材質	天然ゴム
	ゴム部寸法	613×410×181mm
	ゴム層	5 層×18.4mm, 上下 2 層×6.4mm
	鉛直ばね定数 [kN/m]	3.86×10 <sup>5</sup>
	水平ばね定数 [kN/m]	3.86×10 <sup>3</sup>
	ゴム硬度	70.0

表-3 FEM モデルの諸元

要素タイプ	ゴム：3 次元混合型ソリッド要素 鋼板：3 次元ソリッド要素
材料特性	ゴム：吉田モデル <sup>10),11)</sup> 鋼板：線形弾性体 (ヤング率 205GPa, ポアソン比 0.3)
要素数	4,596
節点数	11,820
総自由度	27,324

表-4(a) 劣化前の材料定数

定数	C <sub>10</sub> [MPa]	C <sub>20</sub> [MPa]	C <sub>30</sub> [×10 <sup>-3</sup> MPa]	D <sub>10</sub> [MPa]	D <sub>20</sub> [×10 <sup>-3</sup> MPa]	D <sub>30</sub> [×10 <sup>-3</sup> MPa]	τ <sub>0</sub> [MPa]	N	χ [MPa]
—	0.29	0.051	-0.51	2.6	6.5	0.39	0.44	0.35	500

表-4(b) 劣化後(年平均気温 9.2°C・38 年経過後)の材料定数

位置 x [mm]	C <sub>10</sub> [MPa]	C <sub>20</sub> [MPa]	C <sub>30</sub> [×10 <sup>-3</sup> MPa]	D <sub>10</sub> [MPa]	D <sub>20</sub> [×10 <sup>-3</sup> MPa]	D <sub>30</sub> [×10 <sup>-3</sup> MPa]	τ <sub>0</sub> [MPa]	N	χ [MPa]
0~12	0.25	0.058	-0.54	3.7	5.3	0.57	0.76	0.24	500
12~24	0.61	0.040	-0.29	2.9	7.4	0.02	0.28	0.52	500
24~36	0.51	0.043	-0.33	2.7	7.2	0.22	0.32	0.38	500
36~48	0.43	0.045	-0.39	2.9	7.7	0.40	0.37	0.33	500
48~60	0.43	0.046	-0.41	2.8	6.7	0.32	0.34	0.35	500
60~72	0.43	0.046	-0.43	2.8	3.0	0.29	0.33	0.35	500
72~84	0.40	0.046	-0.44	2.6	7.0	0.28	0.34	0.34	500
84~96	0.32	0.049	-0.48	2.6	7.3	0.45	0.44	0.30	500
96~108	0.33	0.048	-0.48	2.8	5.6	0.25	0.37	0.35	500
108~120	0.29	0.051	-0.51	2.6	6.5	0.65	0.44	0.35	500

\* 位置 x は、ゴム支承の FEM モデルの表面からの距離を表す。

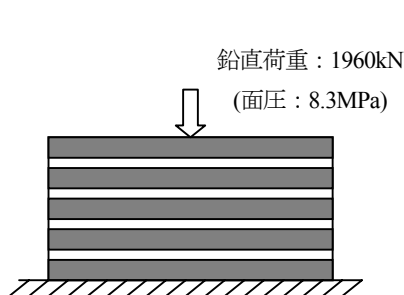


図-5 鉛直剛性試験条件

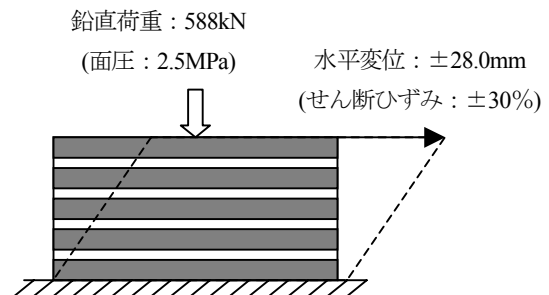


図-6 水平剛性試験条件

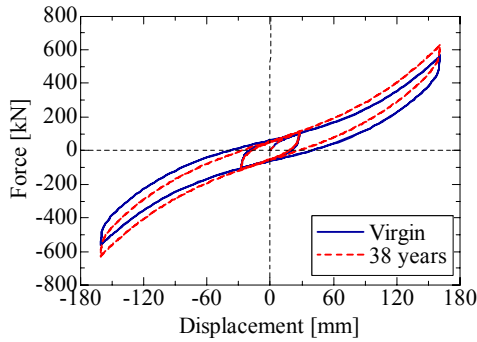


図-7 FEMによる初期と38年後の圧縮せん断履歴特性

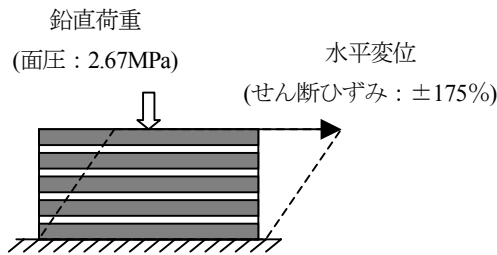


図-8 解析条件

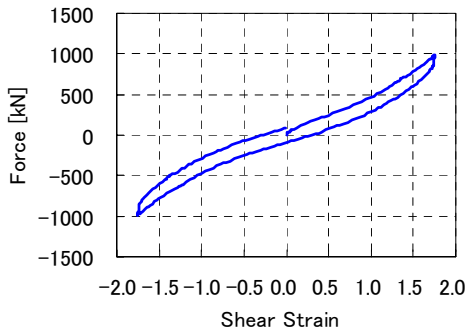


図-9 600mm 四方 NR 支承の初期履歴曲線

(2) FEM モデルと解析条件

ゴム支承の FEM モデルは、実際の橋梁に用いられた 600mm 四方と 1000mm 四方のものを参考に作成した。表-6 と表-7 に、それぞれゴム支承の設計仕様と FEM モデルの諸元を示す。

解析条件は、図-8 に示す道路橋支承便覧の水平載荷試験条件<sup>18)</sup>に準拠した。支承サイズに対応する鉛直荷重を作用させた圧縮せん断である。FEM 解析から得られた水平履歴曲線を用い、等価水平剛性を求め、各々の温度や時間との関係を調べた。

(3) 解析結果

図-9は、劣化前の600mm四方NR支承の初期圧縮せん断履歴曲線を示す。等価水平剛性は5.9MN/mであり、等価減衰定数は5.6%である。一方、1000mm四方NR支承の初期等価水平剛性は10.8MN/mであり、等価減衰定数は6.8%である。しかし、材料試験は単軸引張試験し

表-5 鉛直剛性と水平剛性の変化

		実測結果	解析結果	誤差
鉛直剛性	劣化前	432 MN/m	427 MN/m	-1%
	劣化後	523 MN/m	497 MN/m	-5%
	変化	約+21%	約+16%	-
水平剛性	劣化前	3.86 MN/m	3.75 MN/m	-3%
	劣化後	4.21 MN/m	4.04 MN/m	-4%
	変化	約+9%	約+8%	-

表-6 設計仕様

受圧部の寸法 [mm]	600×600	1000×1000
ゴム層厚 [mm]	19	25
鋼板厚 [mm]	4.5	4.5
被覆ゴム厚 [mm]	10.0	10.0
ゴム層数	5	5
鋼板数	4	4
一次形状係数	7.89	10.0
鉛直荷重 [kN]	960	2670
水平変位 [mm]	±166.3	±218.8

表-7 FEM モデルの諸元

支承の寸法 [mm]	600×600	1000×1000
要素数	4,080	4,236
節点数	10,650	11,124
総自由度	24,390	25,332

かないため、エネルギー吸収性能を精度よく再現できず、かつNRに対して減衰は相当小さいので、以下は劣化後の等価水平剛性だけの变化を調べた。

図-10は、600mm 四方 NR 支承の等価水平剛性の温度依存性と時間依存性を示し、初期値を 1 とした場合の変化量を温度と時間に対してそれぞれプロットしたものである。図-10(a)より、時間の経過と共に温度による違いが明確であることが分かる。5°C条件では、100年経過後では等価水平剛性は約 10%程度の増加に留まっているが、25°C条件では 20%近く増加していることが分かる。図-10(b)より、等価水平剛性は、いずれの温度条件においても時間と共に非線形的に増加する傾向が確認された。これは熱酸化劣化の影響で、天然ゴム材料は時間と共に硬化し、高い温度で劣化速度も高いと考えられる。

図-11に、同様に整理した 1000mm 四方の NR 支承の解析結果を示す。図-10 と図-11 を比較すると、い

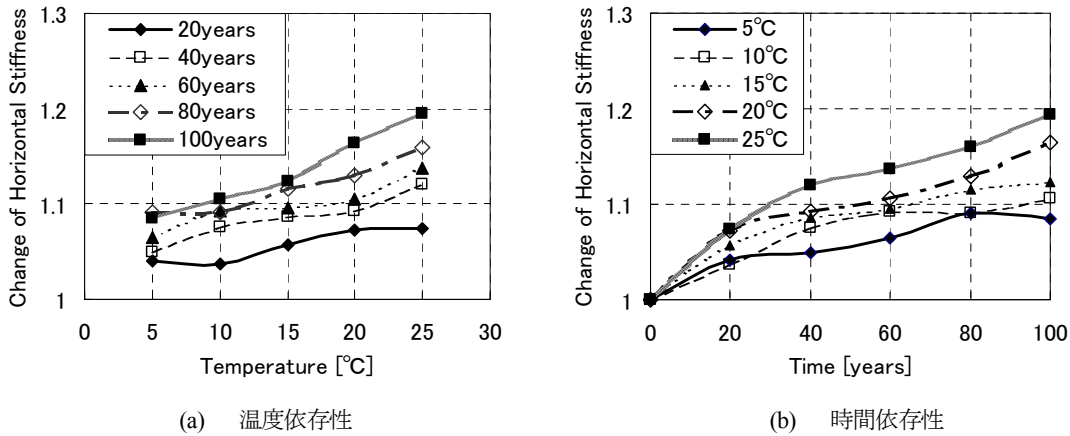


図-10 600mm 四方 NR 支承の等価水平剛性変化

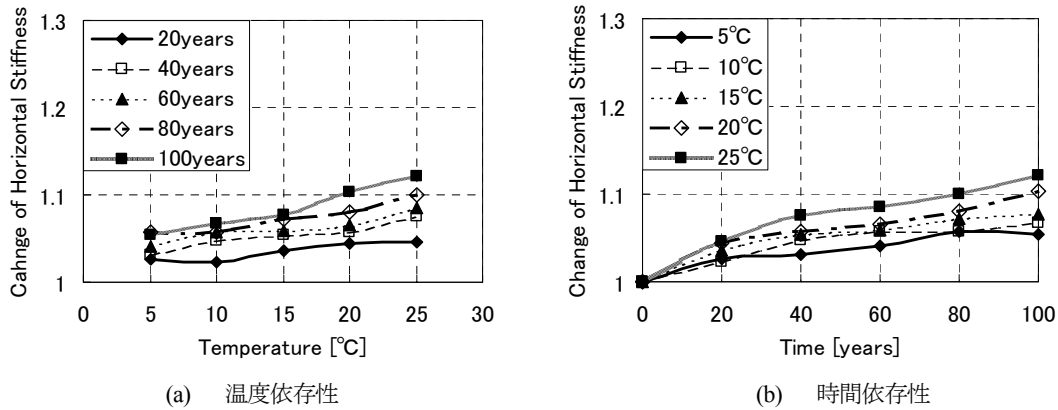


図-11 1000mm 四方 NR 支承の等価水平剛性変化

ずれの劣化条件においても 1000mm 四方の NR 支承の性能劣化は 600mm 四方のものよりも小さいことが分かる。これは、NR 支承の寸法が大きくなることにより、支承全体に占める劣化した部分が相対的に小さくなることに起因している<sup>9)</sup>。

なお、図-10 および図-11 より、NR 支承の等価水平剛性は、時間と温度変化に対しほぼ単調増加したが、一部ではわずかに不規性がある。この原因は、FEM モデルの NR 支承の材料定数を同定するときの誤差などが FEM 解析結果として表れたと思われる。

以上より、NR 支承の性能劣化の温度、時間およびゴム支承のサイズとの関係は、次のようにまとめられる。

- 1) 等価水平剛性；  
劣化期間が長くなるにつれて温度依存性が顕著になり、高温ほど大きく変化する。また、時間に対して増加傾向にあるが、時間の経過と共に変化率が減少する。
- 2) ゴム支承のサイズ効果；  
ゴム支承のサイズが大きくなるほど、性能劣化は小さくなる。

#### 4. 劣化した NR 支承の等価水平剛性の算定式

現在のゴム支承の設計法では、ゴム支承の性能劣化は明確に定められておらず、任意の建設場所での環境に応じた性能劣化に対応できていない。本研究では、NR 支承の重要な性能である等価水平剛性に着目し、その任意の温度、時間および支承のサイズに対する変化を推定する算定式を考案した。

以下に、算定式の導出過程を示し、3. で示した FEM 解析結果から算定式のパラメータを決めた。

##### (1) 算定式の導出

現在の設計法では、ゴム支承の等価水平剛性  $K_h$  は次式により算出される<sup>19)</sup>。

$$K_h = \frac{GA}{nt_R} \tag{9}$$

ここに、 $G$  はゴム材料の静的せん断弾性率、 $A$  は上部工を支持する面の有効断面積、 $n$  はゴム層数、 $t_R$  はゴム層厚である。支承内部に進行する熱酸化の影響により、式(9)の  $G$  は支承内部の位置によって変化する。よって、

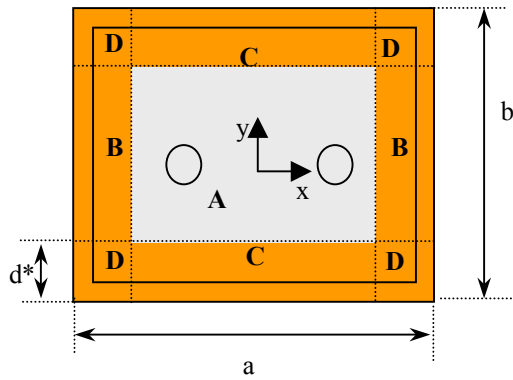


図-12 劣化したNR 支承の平面図

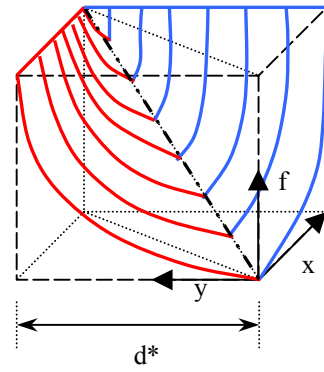


図-13 領域Dにおける関数fの分布

表-8 算定式に含まれる定数

	$\alpha$ [ $10^{-4}$ mm]	$\beta$ [ $10^3$ K $^{-1}$ ]	$E_a$ [ $10^4$ J/mol]	$R$ [J/mol/K]	$T_{ref}$ [K]
NR	8.00	3.31	9.94	8.31	343

劣化したゴム支承の等価水平剛性は、次式のように表される。

$$K_h = \frac{Q}{nt_R} \quad (10a)$$

$$Q = \int GdA = G_0 \int f(x, y)dA \quad (10b)$$

ここに、 $G_0$ 、 $G$  はそれぞれ劣化前後の材料の静的せん断弾性率である。また、 $f(x, y)$  はせん断弾性率の位置による変化を表す関数である。ここで、図-12のように、支承の平面寸法が  $a$  と  $b$  であり、熱酸化劣化の最大深さ(クリティカル深さ)<sup>6)</sup>が  $d^*$ である劣化したNR 支承を考える。このNR 支承を領域A、B、C およびDに分け、それぞれについて2. (1)で示したNR 材料の熱酸化劣化特性をもとに関数  $f(x, y)$  を具体的に記述し、式(10)の  $Q$  を求める。

a) 領域A

領域Aは、クリティカル深さより深い領域であるため、熱酸化劣化の影響がない。よって、領域Aにおける関数  $f$  は  $f=1$  となるから、式(7)の  $Q$  は次式のように表される。

$$Q_A = G_0(a - 2d^*)(b - 2d^*) \quad (11)$$

ただし、 $Q_A$ は、式(11)の  $Q$  のうち領域Aに関連する成分である。

b) 領域Bおよび領域C

領域Bでは  $x$  方向にのみ、領域Cでは  $y$  方向にのみ、それぞれせん断弾性率が変化すると考える。ひずみエ

ネルギーと同じように、ブロック表面からクリティカル深さまでの範囲で相対位置に関するせん断弾性率の変化を2次の多項式で近似すると、例えば領域Bの  $x \geq 0$  の範囲では、関数  $f$  は次のように書き表すことができる<sup>9)</sup>。

$$f = f(x) = 1 + w_x \Delta f_s \quad (12)$$

$$w_x = \left\{ \frac{x - (a/2 - d^*)}{d^*} \right\}^2 \quad (13)$$

ここに、 $\Delta f_s$  は、支承表面のせん断弾性率の変化率である。式(12)と式(13)のような関係を、領域BとCの全ての範囲で定め、積分を実行すると次式を得る。

$$Q_B + Q_C = 2G_0 d^* (a + b - 4d^*) \left( 1 + \frac{1}{3} \Delta f_s \right) \quad (14)$$

c) 領域D

領域Dは熱酸化劣化を一番強く受けるものの、面積が相対的に小さいため、ゴム支承全体の等価水平剛性の変化にとって影響は小さい。そこで、領域Dにおける関数  $f$  については、次のような簡易な仮定を設ける。

図-13は、領域Dの1つを拡大し、関数  $f$  の分布を模式的に表している。図-13のように、 $x > y$  ならば  $f$  は  $x$  軸方向のみの変化を生じるものとし、 $x < y$  ならば  $y$  軸方向のみを対象とする。また、両者の値は  $x=y$  の条件下で一致すると考える。このとき、領域Dについて式(13)の積分を実行すると、次式を得る。

$$Q_D = 4G_0 d^{*2} (1 + \Delta f_s / 2) \quad (15)$$



最終的に、式(11)の  $Q$  は、次のように表される。

$$Q = G_0 \left[ (a - 2d^*) (b - 2d^*) + 2d^* (a + b - 4d^*) (1 + \Delta f_s / 3) + 4d^{*2} (1 + \Delta f_s / 2) \right] \quad (16)$$

式(16)には支承の寸法が含まれるため、熱酸化劣化の影響と支承の形状を同時に考慮できる。

よって、劣化後 NR 支承の等価水平剛性の変化率  $K_h/K_{h0}$  は次式のように表される。

$$K_h / K_{h0} = Q / Gab = 1 + k_s \Delta f_s \quad (17)$$

$$k_s = 2d^* (a + b - d^*) / 3ab \quad (18)$$

(2) 算定式のパラメータ

NR 支承表面のせん断弾性率の変化率  $\Delta f_s$  は温度と時間と関連があると仮定された。3. で示した FEM 解析結果から  $\Delta f_s$  を求めるため、各温度の等価水平剛性の変化率は次式より基準環境下での相当時間が算出される。ここに、 $T$  と  $t$  は、実環境下での温度と時間をそれぞれ表す。 $T_{ref}$  と  $t_{ref}$  は、基準条件下での温度と時間をそれぞれ示し、 $E_a$  と  $R$  は、それぞれ活性化エネルギーと気体定数である。また、 $\alpha$ 、 $\beta$  および  $k_s$  は、加熱促進劣化実験から定まる定数である。

さらに、式(1)と式(17)を用い、各温度各サイズにおける  $k_s$  を算出する。図-14 に、一例として 60°C 基準条件下における結果を示す。図-14 より、 $\Delta f_s$  と相当時間の間の関係が確認され、次のように近似できる。

$$\ln \left( \frac{t_{ref}}{t} \right) = \frac{E_a}{R} \left( \frac{1}{T_{ref}} - \frac{1}{T} \right) \quad (19)$$

$$\Delta f_s = 0.066 t_{ref}^{0.515} \quad (20)$$

クリティカル深さについては、式(1)に実環境の温度

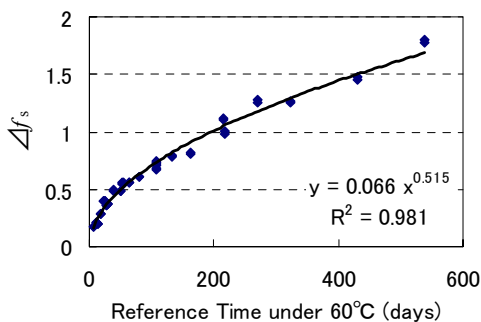


図-14 支承表面のせん断弾性率の変化率と基準条件下での相当時間の関係 (60°C)

を外挿することで、実環境下での値を求めることができる。また、支承表面のせん断弾性率の変化率については、式(19)を用いて基準環境下での相当時間を算出し、式(20)に代入することで必要な値が求められる。さらに、式(17)を用い、NR 支承の等価水平剛性の変化率は簡便に推定することができる。なお、算定式に含まれる定数は、2. (1)を基に表-8 のように定めた。この算定式を用い、Pelham 橋の仕様条件と環境条件に従って、等価水平剛性の変化率について+7.8%と予測された。FEM 解析とほぼ一致している。実測と比べても、実用上良い精度で性能劣化が予測されていることが分かる。

5. NR 支承の性能劣化を考慮した設計

(1) 性能劣化を考慮した NR 支承の設計

本研究で明らかにした NR 支承の性能劣化と既往のゴム支承の設計法<sup>19)</sup>をもとにして、任意の建設場所での性能劣化を考慮した NR 支承の設計を行うことが可能となる。図-15 に設計の流れを示す。

ステップ1 橋梁形式と建設場所の選定

橋梁形式を定めることで橋梁システムの固有周期が求まる。また、橋梁の建設場所を与えることで、温度

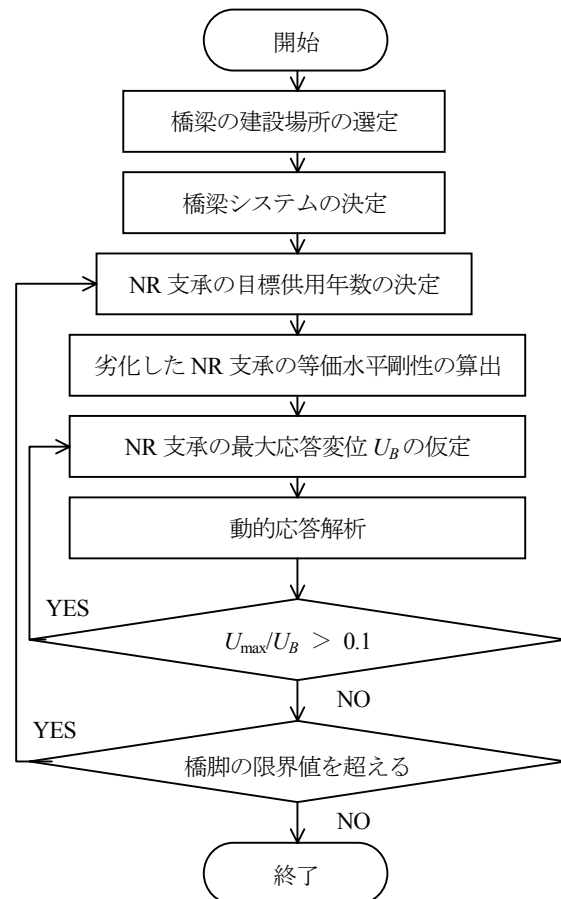


図-15 設計のフロー

と地盤条件が定まる。

**ステップ2** 劣化したゴム支承の等価水平剛性

4. で示した算定式を用いて、建設場所での温度と目標とする供用年数に対応する NR 支承の等価水平剛性  $K_{Be}$  を求める。

**ステップ3** 最大応答変位の仮定

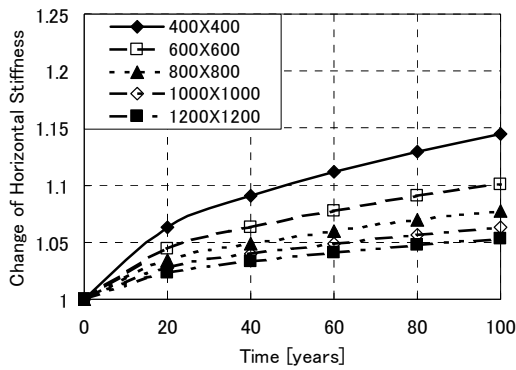
NR 支承の最大応答変位  $U_B$  を仮定し、その 70% を有効変位  $U_{Be}$  とする<sup>20)</sup>。

**ステップ4** 動的応答解析

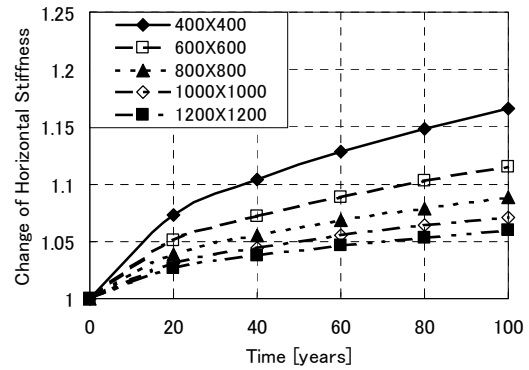
**ステップ2** で求めた等価水平剛性を用いて、NR 支承

を線形弾性体として扱い、動的応答解析を行う。ここで、解析結果と**ステップ3**での仮定が 10%以上異なる場合、**ステップ3**に戻り NR 支承の最大応答変位を見直す。

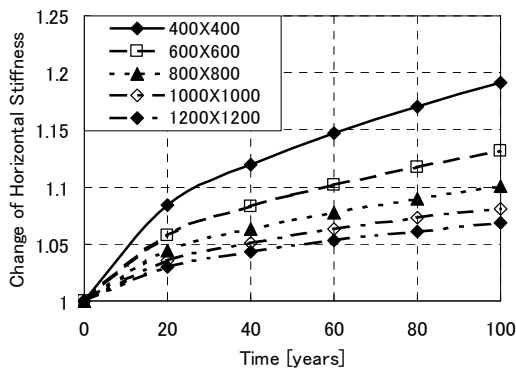
以上より、建設場所に応じて劣化した NR 支承の性能劣化が、橋脚をはじめ構造物にどのような影響を与えるかを照査することができる。特に橋脚の限界値を超えることが確認された場合、**ステップ2**に戻り、目標とするゴム支承の供用年数の見直しが必要となる。



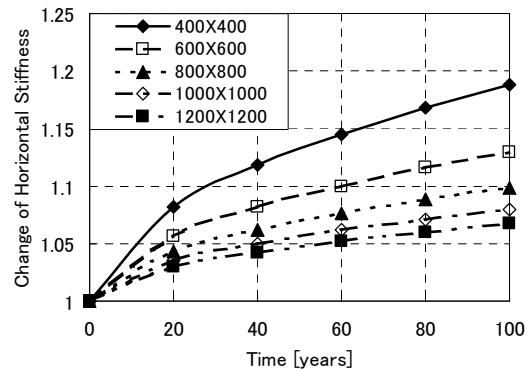
(a) 札幌 (平年気温 8.5°C)



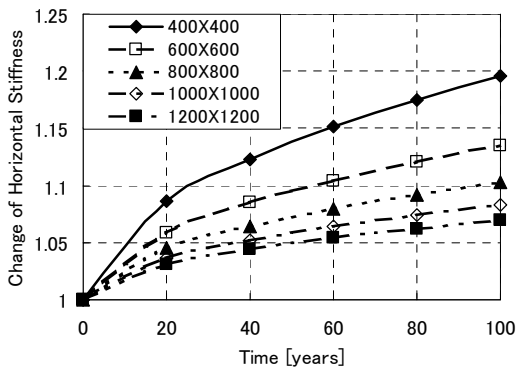
(b) 仙台 (平年気温 12.1°C)



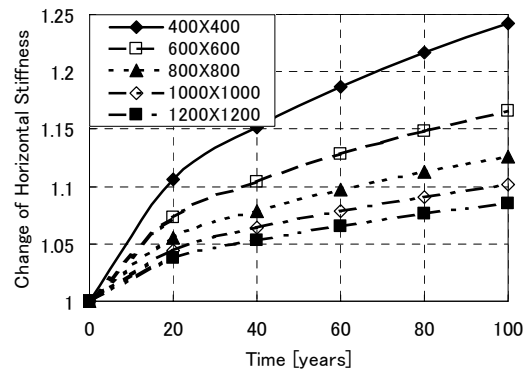
(c) 東京 (平年気温 15.9°C)



(d) 名古屋 (平年気温 15.4°C)



(e) 福岡 (平年気温 16.6°C)



(f) 那覇 (平年気温 22.7°C)

図-16 各地域の NR ゴム支承の劣化特性

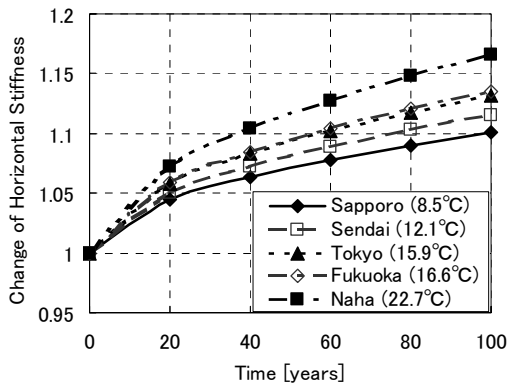


図-17 NR ゴム支承劣化の地域特性 (600×600)

(2) 日本の各地域における NR ゴム支承の劣化特性

4. で述べた算定式を用いて、日本の各地域の平均気温を代入し、時間およびゴム支承のサイズに対応する等価水平剛性の変化をそれぞれ算出した。図-16 に札幌、仙台、東京、名古屋、福岡、那覇における NR ゴム支承の劣化特性を示す。なお、東京、名古屋および福岡の平均気温が似ているので、ほぼ同じ特性が得られている。

また、NR ゴム支承の寸法が大きくなると、性能劣化も小さくなる。100 年経過した時点では那覇における 400mm 四方の NR 支承の等価水平剛性は 24% 増えるが、1200mm 四方のものはわずか 8% しか増加しないことがわかる。

図-17 に 600mm 四方の NR 支承劣化の地域特性を示す。3. で詳述したように、平均温度が低くなると、等価水平剛性の変化は小さくなる。那覇に設置した 600mm 四方の NR ゴム支承が 100 年経過した時点で等価水平剛性が約 17% 増加しているのに対し、平均気温が那覇より 14.2°C 低い札幌では 100 年経過しても約 10% しか増加しない。このような図を利用して、供用年数に対応する各地域の天然ゴム支承の等価水平剛性の変化を簡便に予測することができる。

なお、平均気温は同じでも気温変動が異なる場合も考えられる。しかし、最も重要な劣化因子とされる熱酸化劣化は常温でゴム支承内部への進行は非常に遅いので、その影響は小さいと思われるが、今後の検討課題である。

6. 結論

本研究は、橋梁用天然ゴム支承の長期劣化特性を明らかにすることを目的とし、天然ゴム材料の熱酸化劣化特性をもとに、橋梁用天然ゴム支承の劣化特性を解析的に検討した。また、天然ゴム支承の性能劣化を考

慮した設計フローを示した。以下に、本研究で得られた主な結論を示す。

- 1) 劣化予測によって得られる応力-ひずみ曲線を用いて、劣化した橋梁用天然ゴム支承の性能劣化を FEM 解析により予測した。FEM 解析による性能劣化の妥当性を実測結果との比較で検討した結果、等価水平剛性の変化が精度良く予測できた。
- 2) FEM 解析による性能劣化予測により、橋梁用天然ゴム支承の性能劣化の温度、時間およびゴム支承のサイズとの関係を明らかにした。その結果、橋梁用天然ゴム支承の等価水平剛性は高温環境下ほど大きく増加し、時間に対して非線形に変化することが分かった。また、ゴム支承のサイズが大きくなるほど、劣化による性能劣化が小さくなることが明らかになった。
- 3) 任意の環境下で劣化した天然ゴム支承の等価水平剛性を推定できる簡便な算定式を提案した。この算定式を用い、日本の各地域における種々サイズの NR ゴム支承の劣化特性を予測した。
- 4) 天然ゴム支承の性能劣化予測と既往のゴム支承の設計法をもとに、任意の建設場所での天然ゴム支承の性能劣化を考慮した設計法を提案し、その設計フローを示した。

天然ゴム支承と同様に、免震支承に用いられる高減衰ゴム支承の性能劣化も同様の方法で検討している。今後、劣化したゴム支承を有した橋脚の動的応答解析を行うことで、ゴム支承の取替え基準を明らかにし、任意の橋梁建設場所でのゴム支承の性能劣化を考慮した設計法を確立する予定である。

謝辞：ゴム材料の構成則については、山梨大学の吉田純司助教授から多大なご助言をいただいた。また、本研究の一部は文部科学省科学研究費補助金・基盤研究(B)(2)(研究代表者：伊藤義人，課題番号：1560237)の助成を受けて行ったものである。ここに深く感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 社団法人日本ゴム協会：設計者のための免震積層ゴムハンドブック，理工図書，pp.307-328，2001.
- 2) 深堀美英：免震積層ゴムの長期劣化特性予測，日本ゴム協会誌，Vol.69，No.4，pp.233-246，1996.
- 3) 松田泰治，西敏夫，須藤千秋，矢崎文彦，末安知昌：10 年間使用後の免震支承性能劣化実測による経年変化予測技術の妥当性評価と ISO 規格化，土木学会年次学術講演会講演概要集，Vol.58，pp.765-766，2003.
- 4) 伊藤義人，矢澤晃夫，佐藤和也，顧浩声，忽那幸浩，山本吉久：橋梁支承用ゴムの環境劣化特性に関する基礎的研究，

- 土木学会論文集, No.794/I-72, pp.253-266, 2005.
- 5) 渡部征男, 加藤朝郎, 米田玄次, 広谷 勉: 約 40 年を経過した積層ゴムの経年変化調査, 第 1 回免震・制振コロキウム, pp.439-446, 1996.
  - 6) 伊藤義人, 佐藤和也, 顧浩声, 山本吉久: 橋梁支承用天然ゴムの長期劣化予測に関する基礎的研究, 土木学会論文集, No.801/I-73, pp. 185-196, 2005.
  - 7) 財団法人日本規格学会: JIS ハンドブック 19 ゴム, 日本規格学会, p.1717, 1999.
  - 8) Wise, J., Gillen, K.T. and Clough, R.L. : Quantitative Model for The Time Development of Diffusion-limited Oxidation Profiles, *Polymer*, Vol.38, No.8, pp.1929-1944, 1997.
  - 9) 村松佳孝, 西川一郎: 免震アイソレータの耐久性評価に関する検討, 昭和電線レビュー, Vol.45, No.1, pp.44-49, 1995.
  - 10) 吉田純司, 阿部雅人, 藤野陽三: 高減衰ゴム材料の構成則, 土木学会論文集, No.710/I-60, pp.37-52, 2002.
  - 11) 吉田純司, 阿部雅人, 藤野陽三: 高減衰積層ゴム支承の 3 次元有限要素解析法, 土木学会論文集, No.717/I-61, pp.37-52, 2002.
  - 12) ABAQUS/Standard ver.6.4 USER'S MANUAL, 2004.
  - 13) Yeoh, O.H. : Characterization of Elastic Properties of Carbon Black Filled Rubber Vulcanizates, *Rubber Chemistry and Technology*, Vol.63, pp.792-805, 1990.
  - 14) Ogden, R.W. : *Non-linear Elastic Deformations*, Halsted Press, pp.1-87, 1984.
  - 15) 樋口隆英, 筒井茂義, 山村雅幸: 実数値 GA におけるシンプлекс交叉の提案, 人工知能学会論文集, 16 巻, 1 号 Q, pp.147-155, 2001.
  - 16) Liu, C., Hammad, A. and Itoh, Y. : Maintenance Strategy Optimization of Bridge Decks Using Genetic Algorithm, *J. Transportation*, ASCE, Vol.123, No.2, pp.91-100, 1997.
  - 17) 気象庁ホームページ: <http://www.jma.go.jp>.
  - 18) 社団法人日本道路協会: 道路橋支承便覧, 日本道路協会, p.200, 2004.
  - 19) 社団法人日本道路協会: 道路橋支承便覧, 日本道路協会, pp.151-204, 1991.
  - 20) 子林稔, 宇佐美勉, 葛西昭: 免震および非免震鋼性橋脚の動的解析による耐震性能評価, 土木学会論文集, No.619/I-47, pp.177-192, 1999.

(2005.05.17 受付)

## STUDY ON THE DETERIORATION CHARACTERISTICS OF NATURAL RUBBER BEARINGS

Yoshito ITOH, Kazuya SATOH, Haosheng GU and Yoshihisa YAMAMOTO

Rubber bearings show large changes in their performances due to the heat oxidation deterioration. Their performance changes in any construction site have not been clarified. Therefore, the long-term deterioration of rubber bearings is not considered in the current design method. In this research, performance changes of natural rubber bearings at any site could be estimated. It was clarified how the performance changes of natural rubber bearings depended on the time, the temperature and the size of the rubber bearings. Then, the design formula was proposed, which could estimate the horizontal stiffness of deteriorated rubber bearings in any construction site.